

УДК621.9.06.-229.331

О.О. ЯКИМОВ, д-р техн. наук,
Л.В. БОВНЕГРА, канд. техн. наук,
І.Т. КОРНЕЩУК, Одеса, Україна

РОЗРАХУНОК ГЛИБИНИ ДЕФЕКТНОГО ШАРУ, ЩО УТВОРЮЄТЬСЯ ПРИ ЗУБОШЛІФУВАННІ ТАРІЛЬЧАСТИМИ КРУГАМИ

Отримана формула, по якій можна розраховувати глибини проникнення припиків, що утворюються при багатопрохідному зубошліфуванні суцільними і переривчастими абразивними кругами. Запропонована формула може бути використана технологом для проектування переходів зубошліфування на верстатах, що працюють тарільчастими абразивними кругами за методом огинання.

Получена формула, по которой можно рассчитывать глубины проникновения прижогов, образующихся при многопроходном зубошлифовании сплошными и прерывистыми абразивными кругами. Предложенная формула может быть использована технологом для проектирования переходов зубошлифования на станках, работающих тарельчатыми абразивными кругами по методу огибания.

A formula, on which it is possible raschityvat' depths of penetration of prizhogov, appearing at multipass zuboshlifovanii continuous and irregular abrasive circles, is got. The offered formula can be used a technologist for planning of transitions of zuboshlifovaniya on machine-tools, workings tarel'chatymi abrasive circles on the method of rounding.

Постанова проблеми. Відомо [6], що припик, що утворився при шліфуванні сталі 12Х2Н4А і що поширився на глибину 100 мкм, знижує твердість цементованої поверхні на 10 одиниць за шкалою Роквеллу. При цьому довговічність зубчастих коліс знижується в 8 разів. Технолог при розподілі припуску по проходах шліфування повинен знати, на яку глибину поширюватиметься припик і не повинен допускати, щоб глибина припіку перевищувала припуск під подальші проходи.

Розподілу припуску при багатопрохідному шліфуванні і визначенню

глибин фазовоструктурних перетворень присвячені роботи [1-5]. У даній статті вказані шляхи визначення глибин проникнення температур, при яких в оброблюваному матеріалі починають відбуватися фазові і структурні перетворення. Розрахунки цих глибин можна проводити при шліфуванні як суцільними, так і переривчастими кругами.

Виклад основного матеріалу. У роботі [1] надається математичне рішення задачі наростання температурного поля від безперервного нескінченно-довгого смугового джерела, що рухається по плоскій поверхні напівнескінченного тіла. Початкова температура приймалася рівною нулю. Теплообмін з навколишнім середовищем відсутній. Інтенсивність теплового потоку з часом не міняється.

У системі відліку, рухомій разом з тепловим джерелом, в безрозмірних величинах рішення в роботі [1] представлене у вигляді:

$$T^* = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\pi}} \int_0^{Fo} e^{-\frac{\chi^2}{4\tau}} \cdot \Phi(\xi, \tau) \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}}, \quad (1)$$

$$\text{де} \quad T^* = \frac{\lambda}{q \cdot h} \cdot T; \quad (2)$$

$$\Phi(\xi, \tau) = \operatorname{erf}\left(\frac{\xi + U \cdot \tau + 1}{2 \cdot \sqrt{\tau}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{\xi + U \cdot \tau - 1}{2 \cdot \sqrt{\tau}}\right); \quad (3)$$

T – температура, °C; q – інтенсивність (щільність) теплового потоку, Вт/м²; h – напівширина теплового джерела, м; λ – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, Дж/(м²·сек·°C); $Fo = \frac{a}{h^2} \cdot t'$ – безрозмірний комплекс часу (число Фур'є); t' – час, сек; $\tau = \frac{a}{h} \cdot t''$ – безрозмірний комплекс, визначений часом дії теплового джерела; $\xi = \frac{Z}{h}$ – безрозмірна координата у напрямі осі Z (у напрямі руху теплового джерела); $U = \frac{V \cdot h}{a}$ – безрозмірний комплекс швидкості V переміщення

теплового джерела (число Пеклі); a – коефіцієнт теплопровідності оброблюваного матеріалу, $\text{м}^2/\text{сек}$; $\chi = \frac{x}{h}$ – безрозмірна координата у напрямі осі x (у глиб деталі).

На рис. 1 представлений розподіл безрозмірних температур в напівнескінченному тілі по глибині. Температури розраховувалися для $0 \leq \chi \leq 1,52$ і для $U = 1,03$ (суцільні лінії) $U = 3,16$ (штрихові лінії).

Криві побудовані для безрозмірного часу насичення, розрахованого по формулі [7]

$$Fo_{\text{н}} = \frac{-[2 \cdot (\xi - 1) \cdot U - 12] + \sqrt{48 \cdot [3 - U \cdot (\xi - 1)]}}{2 \cdot U^2}.$$

Відрізок $[+1; -1]$ на осі ξ відповідає ширині теплового джерела.

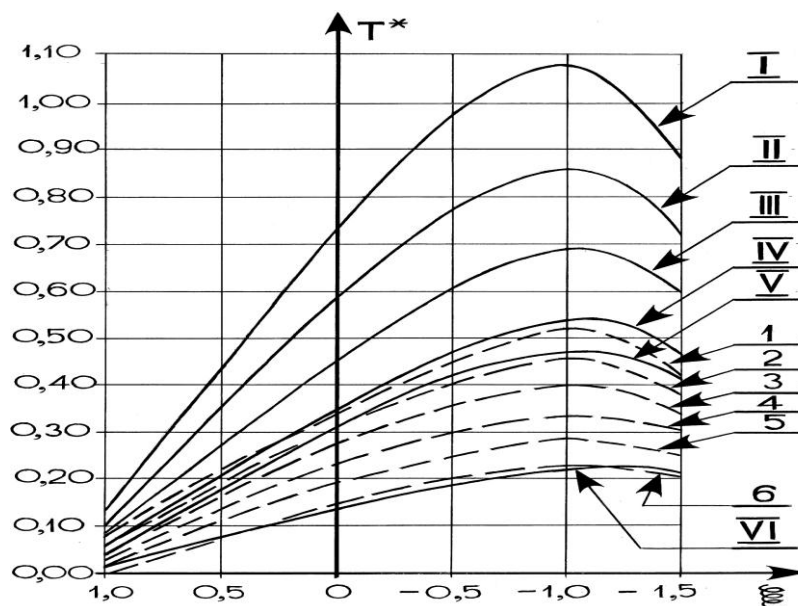


Рисунок 1 – Розподіл температур в напівнескінченному тілі по глибині для $U = 1,03$ (суцільні лінії) $U = 3,16$ (штрихові лінії). Криві I, II, III, IV, V, VI побудовані для $\chi = 0; 0,35; 0,65; 0,85; 1,12; 1,52$ відповідно.

Криві 1, 2, 3, 4, 5, 6 побудовані для $\chi = 0; 0,1; 0,2; 0,31; 0,37; 0,51$ відповідно

Рис. 1 говорить про вплив величини безрозмірного комплексу U на характер і глибину розподілу безрозмірних температур. З рисунка видно,

що зростання безрозмірного комплексу швидкості U супроводжується пониженням значень безрозмірних температур.

Рис. 2 і рис. 3 ілюструють побудову залежності коефіцієнта пониження температури P_{\max} від безрозмірної координати, що відлічується по осі, направлений по нормалі до оброблюваної поверхні. Ця залежність побудована для числа Пеклі $U = 1,03$.

$$P_{\max} = \frac{T_{\chi}^*}{T_{\max}^*},$$

де T_{χ}^* – максимальна безрозмірна температура на заданій глибині χ ;

T_{\max}^* – максимальна безрозмірна температура на поверхні.

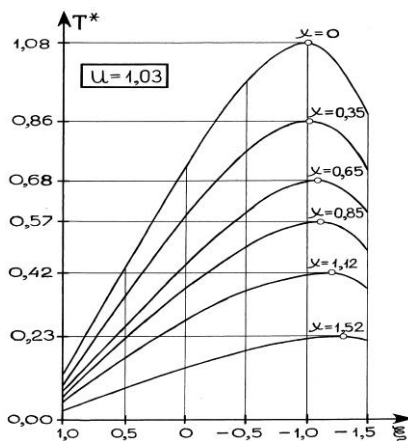


Рисунок 2 – Розподіл безрозмірних температур в напівнескінченному тілі по глибині для $U = 1,03$

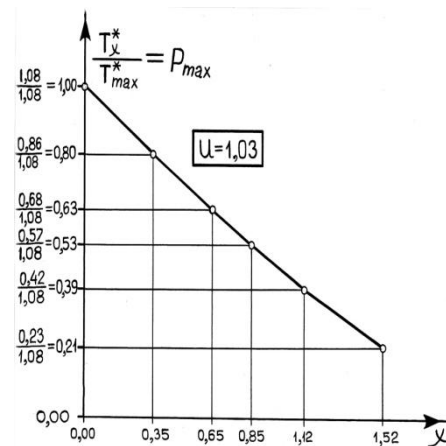


Рисунок 3 – Залежність коефіцієнта пониження безрозмірної температури від глибини для числа Пеклі $U = 1,03$

На рис.4. представлені залежності коефіцієнта пониження температури P_{\max} від безрозмірної глибини, побудовані для різних значень безрозмірного комплексу швидкості U .

У загальному вигляді коефіцієнт пониження температури P_{\max} можна представити у вигляді побутку безрозмірної глибини χ і множника C , залежного від безрозмірного комплексу швидкості U :

$$P_{\max} = \frac{T_{\chi}^*}{T_{\max}^*} = \frac{T_{\chi}^*}{T_{\max}^*} \cdot \frac{1}{\chi} \cdot \chi = C \cdot \chi. \quad (4)$$

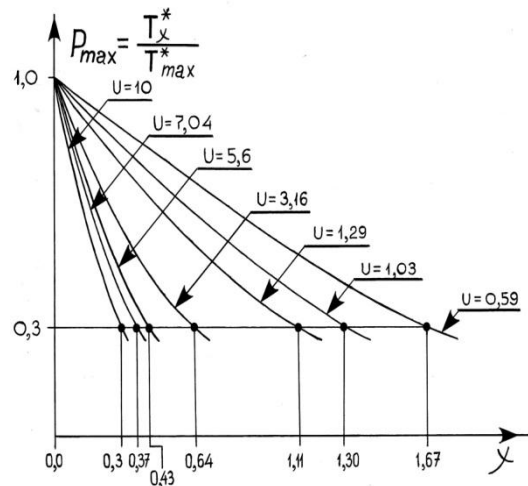


Рисунок 4 – Залежність коефіцієнта пониження температури від глибини для різних значень безрозмірної швидкості U

На основі рис. 4. Побудована залежність множника C від числа Пеклі U для $P_{\max} = 0,3$ (рис. 5) і для $P_{\max} = 0,666; 0,571; 0,500; 0,444; 0,400; 0,266$ (рис. 6).

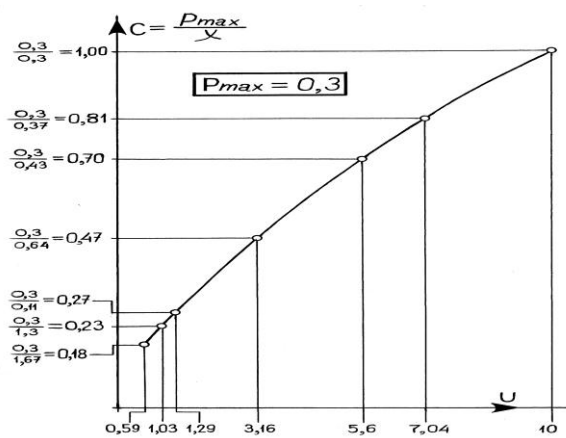


Рисунок 5 – Залежність множника C від числа Пеклі U для $P_{\max} = 0,3$

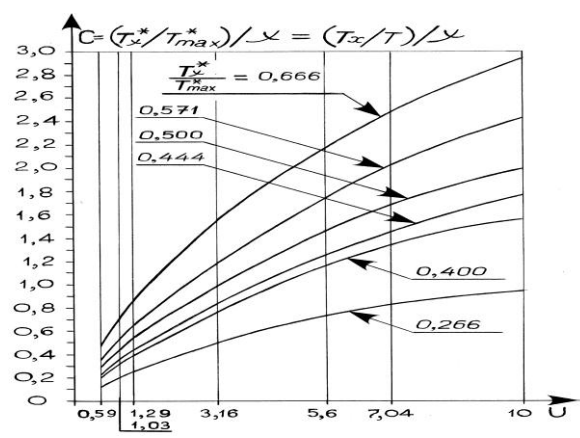


Рисунок 6 – Залежність множника C від числа Пеклі U для різних значень P_{\max}

Графіки, побудовані на рис. 6, можна апроксимувати виразом

$$C = (1,7416 \cdot \sqrt{U} - 0,61) \cdot 4 \sqrt{\left(\frac{T_{\chi}^*}{T_{\max}^*} \right)^5} \quad (5)$$

Для розрахунків комплекс U задамо в інтервалі $0,588 \leq U \leq 10$. Цей діапазон визначається можливими на практиці швидкостями переміщення теплового джерела при зубошліфуванні по методу обгинання, шириною зони контакту інструменту з деталлю і теплофізичними параметрами цементованих сталей. Верхня межа, тобто час насичення $Fo_{н.}$ для інтеграла (1) знаходився по наближеній теоретичній формулі [7].

На рис. 7, а і рис. 7, б представлена залежність максимальної безрозмірної температури T^* від безрозмірного часу Fo для різних значень числа Пеклі.

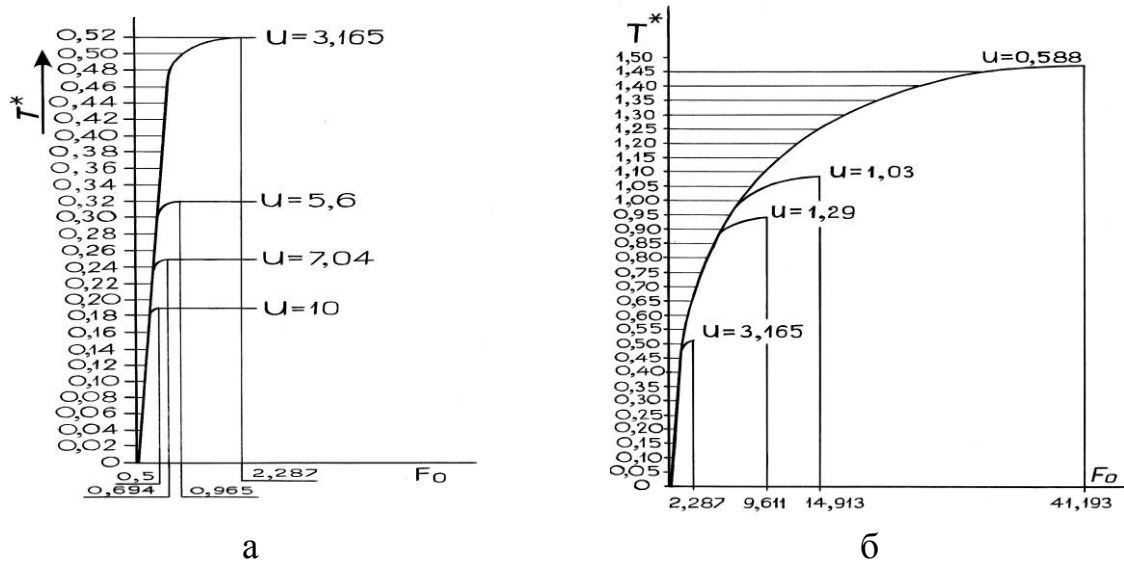


Рисунок 7 – Встановлення максимальної температури для $\xi = -1$; $\chi = 0$; (а) $U = 3,165$; 5,6; 7,04; 10; (б) $U = 0,588$; 1,03; 1,29; 3,165

З графіків видно, що в початковий момент часу зростання температури йде однаковим чином незалежно від безрозмірного комплексу швидкості U . Всі графіки, зображені на рис.7,а і рис.7,б, побудовані для поверхневих температур (тобто для безрозмірної координати $\chi = 0$). Для $\chi = 0$ інтеграл (1) має вигляд:

$$T^* = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\pi}} \int_0^{Fo} \Phi(\xi, \tau) \frac{d\tau}{\sqrt{\tau}}. \quad (6)$$

З графіків (рис. 7, а і рис. 7, б) і додаткових розрахунків встановлена графічна залежність $T_{\max}^* = f(U)$ (рис. 8).

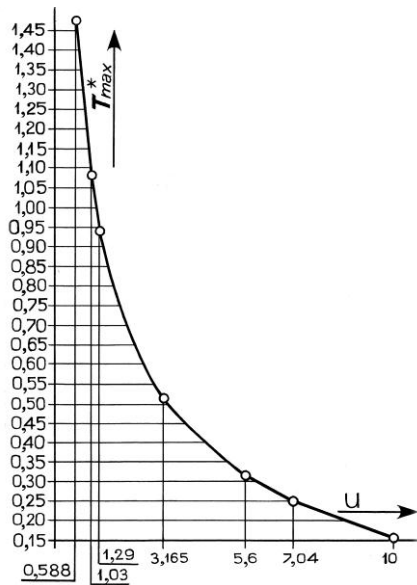


Рисунок 8 – Залежність максимальної температури на поверхні тіла від числа Пеклі U

Графічна залежність добре апроксимується виразом:

$$T_{\max}^* = \frac{1,6}{\sqrt{U}} - \frac{(0,16 - 0,325 \cdot U)}{U}. \quad (7)$$

З виразу(4) визначимо безрозмірну глибину χ

$$\chi = \frac{T_{\chi}^*}{T_{\max}^*} \cdot \frac{1}{C}. \quad (8)$$

Після підстановки (5) у вираз деяких перетворень отримаємо

$$\chi = \left(\frac{T_{\max}^*}{T_{\chi}^*} \right)^{0,25} \cdot \frac{1}{(1,7416 \cdot \sqrt{U} - 0,61)}. \quad (9)$$

По графіках, представлених на рис. 9, а можна простежити вплив глибини різання t й числа ріжучих виступів n на кругу, на температуру переривчастого шліфування θ .

Розрахунки виконувалися для наступних умов: зубчасті колеса ($m=8$ мм) із цементованої сталі 12Х2Н4А (HRC=60; $a=4 \cdot 10^{-6}$ м/сік; $\lambda=16,7$ Дж/(м·град·сік); $c \cdot \rho_m = 4 \cdot 10^6$ Дж/(м²·сік)) оброблялися на зубошліфувальному верстаті МААГ з нульовим настроюванням кругів 24А25СМ26К ($D_{kp}=225$ мм; $r=2,4$ мм; $\gamma=45^\circ$; $k'=5 \cdot 10^6$ зерен/м²) на

режимах $V_{kp} = 30 \text{ м/с}$; $S = 3,57 \cdot 10^{-6} \text{ м/кач} = 400 \text{ мм/хв}$; $V_{обк} = 1,95 \text{ м/хв}$;
 $t = 0,025 \text{ мм}$; $0,030 \text{ мм}$; $0,035 \text{ мм}$; $0,040 \text{ мм}$; $0,045 \text{ мм}$; $0,050 \text{ мм}$; $0,055 \text{ мм}$.

З рис. 9, а видно, що температура шліфування θ зростає із збільшенням глибини різання t й зменшенням кількості прорізів на кругу.

На рис. 9, б показано, як змінюється відношення $\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}}$, що

характеризує ступінь зниження температури переривчастого шліфування в порівнянні із суцільним, при зміні глибини різання t й кількості n прорізів на шліфувальному кругу.

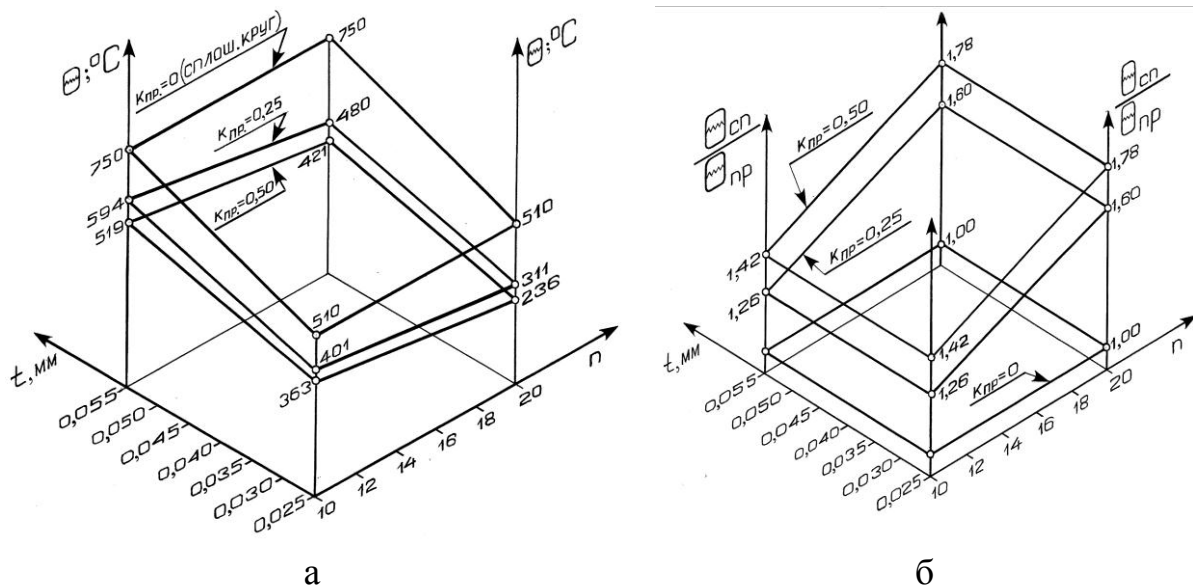


Рисунок 9 – Залежності температури переривчастого шліфування θ (а) і величини відношення температури суцільного шліфування θ_{cn} до температури переривчастого шліфування θ_{np} (б) від глибини різання t й від числа ріжучих виступів n на кругу,

які розраховані для різних значень коефіцієнта переривчастості $K_{np} = \frac{L'_2}{L'_1}$

З рис. 9, б видно, що зі збільшенням кількості западин на кругу ступінь зниження температури переривчастого шліфування в порівнянні із суцільним зростає. Зі зміною глибини різання t відношення $\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}}$ не міняється.

На рис. 10 показані залежності відносини температур $\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}}$, що виникають при шліфуванні кругами із суцільної й переривчастої робочими поверхнями, від числа n й від співвідношення довжин западин L'_2 і ріжучих виступів L'_1 . Ці залежності можна описати рівнянням площини, що проходить через три точки, що не належать одній прямій.

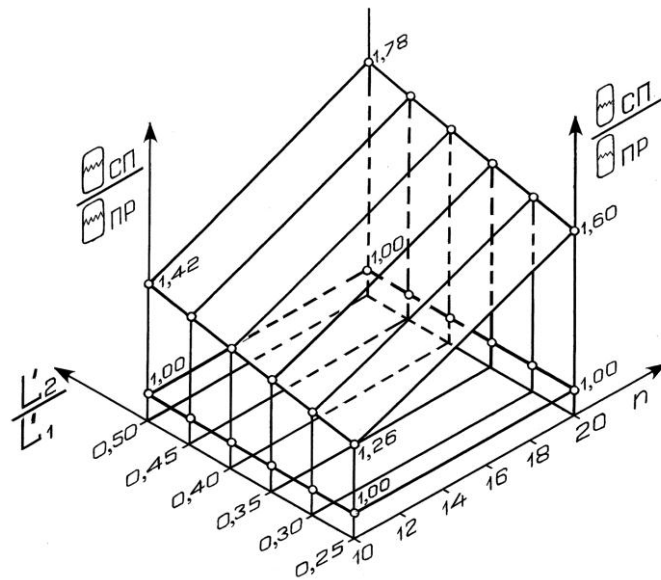


Рисунок 10 – Залежності відносини $\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}}$ температур,

що виникають при шліфуванні суцільним і переривчастим кругами, від коефіцієнта переривчастості $K_{np} = \frac{L'_2}{L'_1}$ й від числа ріжучих виступів n на кругу

Рівняння площини, що проходить через три точки

$$M_1 \left[n_1, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_1, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_1 \right], M_2 \left[n_2, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_2, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_2 \right], M_3 \left[n_3, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \right],$$

задані щодо загальної декартової системи координат і не приналежній одній прямій, як площина, що проходить через точку

$$M_3 \left[n_3, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \right], \text{ неколінеарним векторам :}$$

$$\overrightarrow{M_3 M_1} = \left\{ n_1 - n_3, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_1 - \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_1 - \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \right\}$$

$$\text{і } \overrightarrow{M_3 M_2} = \left\{ n_2 - n_3, \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_2 - \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3, \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_2 - \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \right\},$$

де $M_1(10; 0,25; 1,26)$, $M_2(10; 0,50; 1,42)$, $M_3(20; 0,50; 1,78)$
має вигляд

$$\begin{vmatrix} n - n_3 & \frac{L'_2}{L'_1} - \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3 & \frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} - \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \\ n_1 - n_3 & \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_1 - \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3 & \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_1 - \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \\ n_2 - n_3 & \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_2 - \left(\frac{L'_2}{L'_1} \right)_3 & \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_2 - \left(\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} \right)_3 \end{vmatrix} = 0 \quad (10)$$

$$\begin{vmatrix} n - 20 & \frac{L'_2}{L'_1} - 0,5 & \frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} - 1,78 \\ 10 - 20 & 0,25 - 0,50 & 1,26 - 1,78 \\ 10 - 20 & 0,50 - 0,50 & 1,42 - 1,78 \end{vmatrix} = 0 \quad (11)$$

Обчислюючи визначник 3-його порядку (11) по «правилу Саррюса»,
одержимо:

$$\frac{\theta_{cn}}{\theta_{np}} = 0,036 \cdot n + 0,64 \cdot \frac{L'_2}{L'_1} + 0,74. \quad (12)$$

Знаючи геометричні параметри переривчастого круга (довжини його виступів і западин) і кількість прорізів на його робочій поверхні, по формулі (12) можна розрахувати в скільки разів температура при переривчастому шліфуванні буде менше, ніж при суцільному. Маючи цю інформацію, можна безрозмірну глибину дефектного (відпущеного) шару χ при переривчастому шліфуванні розраховувати по формулі:

$$\chi = \left(\frac{\frac{1.6}{\sqrt{U}} - \frac{(0.16 - 0.325 \cdot U)}{U}}{T_{\chi}^* \cdot \left(0.036 \cdot n + 0.64 \cdot \frac{L_2'}{L_1'} + 0.74 \right)} \right)^{0.25} \cdot \frac{1}{(1.7416 \cdot \sqrt{U} - 0.61)}, \quad (13)$$

$$\text{де } U = \frac{V_{\text{обк}} \cdot L_1 / 2}{a}; \quad x = \chi \cdot \frac{L_1}{2};$$

$V_{\text{обк}}$ – швидкість обкатування; x – глибина дефектного (відпущеного) шару; L_1 – ширина зони контакту шліфувального круга із зубом оброблюваної шестірні; T_{χ}^* – безрозмірна температура, при якій в металі починають відбуватися фазові і структурні перетворення.

Формула (13) справедлива тільки для $10 \leq n \leq 20$; $0 < 25 \leq \frac{L_2'}{L_1'} \leq 50$.

Висновки. Отримана аналітична залежність, що дозволяє проводити розрахунки глибини проникнення припиків, що утворюються при зубошліфуванні суцільним і переривчастим абразивними тарілчастими кругами. Запропанована формула може бути покладена в основу проектування переходів зубошліфування на верстатах, що працюють тарілчастими абразивними кругами по методу обгинання.

Список використаних джерел : 1. Якимов, А.В. К расчету температурного поля при шлифовании /А.В. Якимов, Ю.А. Напарин, Н.А. Ярмонов // Изв. ВУЗов. – М.: Машиностроение, 1973. – №99. – С.171-175. 2. Ларишин, В.П. Расчет температуры и глубины дефектного слоя при резьбошлифовании /В.П. Ларишин, Н.В. Лищенко //Труды Одесского политехнического университета. – 2005. – Вып.2. – С.64-68. 3. Ларишин, В.П. Оптимизация режимов зубошлифования на станках типа «МАОГ» /В.П. Ларишин

//Механическая обработка деталей машин и приборов: Тез. докл. респуб. научн. конф. – Киев: РДЭНТП, 1976. – С.15-16. 4. Ларшин, В.П. Оптимизация распределения припуска на проходы при зубошлифовании на станках типа «МАОГ» /В.П. Ларшин, А.А. Якимов //Физические и компьютерные технологии: Труды 5-й междунар. научн.-техн. конф. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2002. – С.19-23. 5. Лебедев, В.Г. Технологические основы управления качеством поверхностного слоя при шлифовании: Автореф. Дис. ... докт. техн. наук. – Киев. 1991. 6. Повышение надежности тяжело нагруженных зубчатых передач /М.Д. Генкин, М.А. Рыжов, Н.М. Рыжов. – М.: Машиностроение, 1981. – 232с. 7. Якимов, О.О. Технологічне забезпечення якості поверхневого шару зубів високоточних зубчастих коліс при шліфуванні: дис. ... д-р. техн. наук /О.О. Якимов. – Одеса, 2014.

Bibliography (transliterated): 1. Jakimov, A.V. K raschetu temperaturnogo polja pri shlifovanii /A.V. Jakimov, Ju.A. Naparin, N.A. Jarmonov // Izv. vuzov. – M.: Mashinostroenie, 1973. – №99. – S.171-175. 2. Larshin, V.P. Raschet temperatury i glubiny defektnogo sloja pri rez'boshlifovanii /V.P. Larshin, N.V. Lishhenko //Trudy Odesskogo politehnicheskogo universiteta. – 2005. – Vyp.2. – S.64-68. 3. Larshin, V.P. Optimizacija rezhimov zuboshlifovanija na stankah tipa «MAAG» /V.P. Larshin //Mehanicheskaja obrabotka detalej mashin i priborov: Tez. dokl. respub. nauchn. konf. – Kiev: RDJeNTP, 1976. – S.15-16. 4. Larshin, V.P. Optimizacija raspredelenija pripuska na prohody pri zuboshlifovanii na stankah tipa «MAAG» /V.P. Larshin, A.A. Jakimov //Fizicheskie i komp'juternye tehnologii: Trudy 5-j mezhdunar. nauchn.-tehn. konf. – Har'kov: HNPK «FED», 2002. – S.19-23. 5. Lebedev, V.G. Tehnologicheskie osnovy upravlenija kachestvom poverhnostnogo sloja pri shlifovanii: Avtoref. Dis. ... dokt. tehn. nauk. – Kiev. 1991. 6. Povyszenie nadezhnosti tjazhelonagruzhennyh zubchatyh peredach /M.D. Genkin, M.A. Ryzhov, N.M. Ryzhov. – M.: Mashinostroenie, 1981. – 232s. 7. Jakimov, O.O. Tehnologichne zabezpechennja jakosti poverhnevogo sharu zubiv visokotochnih zubchastih kolis pri shlifuvanni: dis. ... d-r. tehn. nauk /O.O. Jakimov. – Odesa, 2014.